

〈論 文〉

# CANDU-6 열수송 계통의 유동 진동감쇠에 의한 유동안정성 연구

An Investigation on Flow Stability with Damping of Flow Oscillations in CANDU-6 Heat Transport System

김태한 · 심우건 · 한상구 · 정종식 · 김선철

Tae-Han Kim, Woo-Gun Sim, Sang-Koo Han, Jong-Sik Cheong and Sun-Chul Kim

〈1996년 2월 14일 접수 ; 1996년 3월 23일 심사완료〉

Key Words : Thermohydraulic Stability(열수력학적 안정성), Spring-Mass Effect(스프링-질량 효과), Positive Feedback Effect(정반응 궤환효과), Negative Feedback Effect(부반응 궤환 효과), Inter-connection Pipe(상호 연결배관)

## ABSTRACT

An investigation on thermohydraulic stability of flow oscillations in the CANada Deuterium Uranium -600(CANDU-6) heat transport system has been conducted. Flow oscillations in reactor coolant loops, comprising two heat sources and two heat sinks in series, are possibly caused by the response of the pressure to extraction of fluid in two-phase region. This response consists of two contributions, one arising from mass and another from enthalpy change in the two-phase region. The system computer code used in the investigation is SOPHT, which is capable of simulating steady states as well as transients with varying boundary conditions. The model was derived by linearizing and solving one-dimensional, homogeneous single- and two-phase flow conservation equations. The mass, energy and momentum equations with boundary conditions are set up throughout the system in matrix form based on a node-link structure. Loop stability was studied under full power conditions with interconnecting the two compressible two-phase regions in the figure-of-eight circuit. The dominant function of the interconnecting pipe is the transfer of mass between the two-phase regions. Parametric survey of loop stability characteristics, i. e., damping ratio and period, has been made as a function of geometrical parameters of the interconnection line such as diameter, length, height and orifice flow coefficient. The stability characteristics with interconnection line has been clarified to provide a simple criterion to be used as a guide in scaling of the pipe.

### 기 호 설 명

$A_k$  : 링크  $k$ 의 유로단면적  
 $D_k$  : 링크  $k$ 의 수력반경 (hydraulic diameter)  
 $f$  : 마찰계수  
 $g$  : 중력가속도  
 $\Delta H_k$  : 링크  $k$ 의 높이변화

$h_B$  : 열전달계수  
 $h_v$  : 노드  $i$ 에 들어가는 비엔탈피  
 $h_v^*$  : 노드  $i$ 를 떠나는 비엔탈피  
 $K_k$  : 이음손실 (fitting loss)  
 $k_t$  : 열전도도  
 $L_k$  : 링크  $k$ 의 길이  
 $M_i$  : 노드  $i$ 의 전체질량  
 $P_i, P_j$  : 노드  $i, j$ 의 압력

\*한국원자력연구소 유체계통 냉각계통분야

- $\Delta P_{pump}$  : 펌프수두에 의한 압력변화
- $Q_i$  : 노드  $i$ 에 생성된 에너지
- $q'''$  : 단위체적당 발생열
- $R_B$  : 경계반경
- $T_B$  : 경계온도
- $T_w$  : 벽표면 온도
- $u$  : 내부에너지
- $W_k$  : 링크  $k$ 의 질량유량
- $x$  : 건도(quality)
- $\alpha_d$  : 열확산도(thermal diffusivity)
- $\alpha_f$  : 기공율(void fraction)
- $\xi$  : 감쇠비
- $\rho_i$  : 노드  $i$ 의 평균밀도
- $\rho_{li}$  : 노드  $i$ 의 액체밀도
- $\rho'$  : 유효밀도(effective density)
- $\phi_{kk}^2 \Omega_k$  : 이상유동 압력강하 계수
- $\sum_{v,i-}$  : 노드  $i$ 에서 시작하는 모든 링크  $v$ 의 합
- $\sum_{v,i+}$  : 노드  $i$ 에서 끝나는 모든 링크  $v$ 의 합

## 1. 서 론

### 1.1 연구의 배경

2상(two-phase) 유동의 안정성에 관한 연구는 대략 반세기전에 시작되었고 약 30년전 비등형 원자로(Boiling Water Reactor ; BWR)가 도입되면서 본격적인 연구가 시작되었다<sup>(1)</sup>. 그 후 각 사례별 유동 불안정성에 대한 메카니즘 및 유동 안정성에 관련한 연구가 수행되어 자료가 수집 보고되었으며, 여러 가지 경우의 분석모델 및 불안정성 거동특성 등은 적절히 분류되고 예시되어 있다<sup>(2,3)</sup>. 일반적으로 압력 섭동은 운동량 방정식과 관련되어 음속의 속도(dynamic wave)로 전파되며 온도와 엔탈피의 섭동은 연속방정식과 에너지방정식과 관련되어 유속의 속도(kinematic wave)로 전달된다<sup>(4)</sup>.

원자로의 열수송계통에서 유체진동에 의한 유동 불안정성은 강제 혹은 자연 순환에 의한 2상 유동상태에서 가능하며 일반적으로 상류 단상유동의 변화에 대한 2상 유동장에서의 밀도의 변화에 기인한다. 이러한 형태로 진동하는 CANDU(CANAdian Deuterium Uranium)형 중수로의 열수송 계통에 대한 연구는 Hinds<sup>(5)</sup>에 의하여 처음으로 시도되었으며 압축성 단열 2상 유동의 동특성을 규명하였다. Laplace 변환에 의하여 단순화된 선형의 지배방정식은 행렬형태의 주파수 응답 전환함수로 표시되며 입구와 출구

의 압력에 대한 유동의 응답을 구할 수 있다. 이와는 별도로 Khan<sup>(6)</sup>은 1차원 균질의 2상유동에 대한 간단하고 선형적인 이론 모델을 개발하여 유동 불안정성에 대한 기본적 구조를 설명하고 외부 섭동에 대하여 유동이 불안정한 임계점을 어렵게 예측할 수 있었다. 이 모델을 사용하여 감쇠비를 계산함으로써 정상적으로 운전하고 있는 원자로에 외부섭동이 가해질 때 유체계통의 유동불안정성을 예측할 수 있다. 운전되고 있는 중수로의 출력, 압력 및 2상류의 기공율에 대한 유동 불안정성 영역을 도시기 위하여 Laplace 변환에 의한 특성 방정식이 Gulshani<sup>(7)</sup>에 의하여 유도되었으며 선형화된 안정성 모델은 모의실험과 비교하여 검증되었다.

일반적으로 알려진 중수로의 유동 불안정성 해석 모델을 통하여 얻은 결과를 토대로 좀 더 정확한 수치해석적 모델이 Garland<sup>(8)</sup>에 의하여 개발되었다. 또한 실증로에 응용하여 실증로의 유동 불안정성을 검토하고 기존의 이론결과 및 실험결과와 비교하여 우수성을 입증하였다. 열수송계통의 과도해석을 수행하기 위하여 기존의 해석 코드인 SOPHT, FIREBIRD와 HYDNA를 사용하였으며 상호 연결배관에 의하여 유동안정성에 미치는 영향을 검토하였다. 이러한 상호 연결배관의 유동안정성 도모효과는 중수로용 개량핵연료 집합체인 CANFLEX 핵연료 다발(Canadian Flexible Fuel Bundle)을 월성 1호기 원자로에 장전한 경우를 가정한 열수송계통 유동안정성 분석 시에도 계통의 안정성이 확인되었다<sup>(9)</sup>. 그러나 아직까지 상호 연결배관의 기하학적 형상이나 연결배관의 양단에 설치된 오리피스에의 영향에 대한 정량적인 검토가 미흡한 상태이다.

천연우라늄을 핵연료로 사용하는 CANDU-6 원자로는 Fig. 1(a)과 같이 두개의 열원과 두개의 증기발생기를 한 벌로 연결한 8자형(figure-of-eight)회로로 구성되어 있다. 펌프효율의 극대화를 위하여 열수송계통(Primary Heat Transport System ; PHTS)은 수력적 마찰손실이 최소화되도록 설계된다. 또한 원자로 수명기간동안 전출력으로 운전시 연료채널 출구 부근에서 최대 4%의 건도(quality)를 허용한다<sup>(6)</sup>. 열수송 계통내에서의 수력적 마찰손실의 감소는 운전 중에 야기되는 압력 또는 유량 등 열수력적 물성치의 비대칭적 섭동(asymmetric perturbation)에 대해서 아주 낮은 감쇠효과를 가져다준다<sup>(6)</sup>. 또한 원자로 출구부근 건도의 존재로 인하여 원자로 출구모관 부근에 형성된 2상의 압축성 유동영역과 그 외 부분의 단상(single phase)의 비압축성 유동영역이 공존

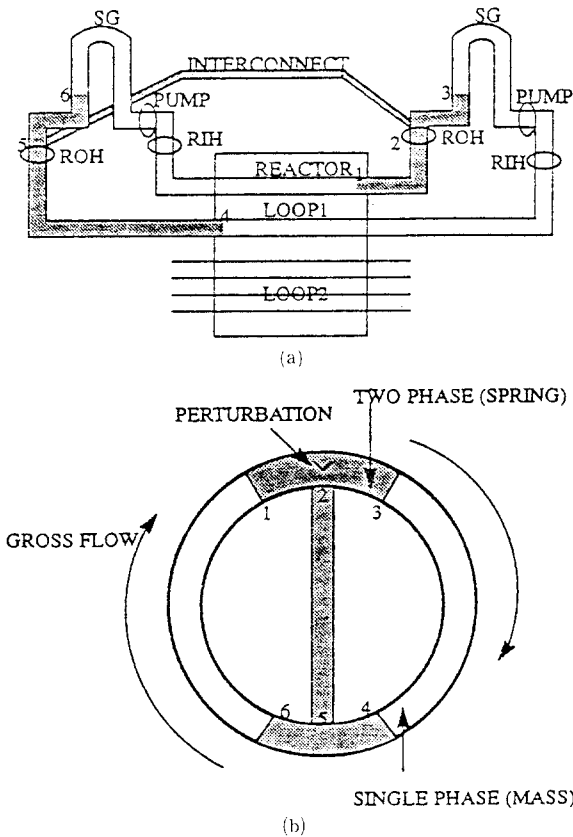


Fig. 1 (a) Simplified schematic diagram of PHTs  
(b) Two spring-two mass mode

하게 되는 바, 원자로 운전시 특정한 비대칭적 섭동이 가해지면 열수송계통은 불안정할 수 있다. 이러한 유량, 압력, 기공율(void fraction) 등의 큰 진동폭은 진동 허용 범위를 초과하여 원자로 정지를 유발할 수 있다. 이는 빈번한 원자로 정지를 초래하여 운전에 상당한 부담을 가중하게 된다. 따라서 기기 및 계통의 건전성이나 원자로의 운전안정성, 계통이 용도의 향상 등을 위하여 유동의 불안정성을 방지하는 것이 절대적으로 필요하다. 이를 위하여 8자형 열수송계통의 원자로 출구모관을 서로 연결한 상호 연결배관을 설치하여 운전 중에 야기되는 유량, 압력 등 열수력적 물성치의 비대칭적 섭동에 의한 영향을 줄일 수 있었다.

현재까지의 CANDU-6형 원자로, 즉 월성 1호기, Point Lepreau, Gentilly 2 등에서는 상호 연결배관의 관배열이나 기하학적 형상의 변수들의 특별한 변화없이 동일한 형태로 설치 사용되었다. 그러나, 신규 건설되는 월성 2, 3, 4호기에서는 원자로 상부의 반응도 구동대(reactivity mechanism deck)출입을

용이하게 하고 구조적 간섭을 최소화하며, 또한 월성 1호기의 상호 연결배관 구조에서 사용되었던 차폐형태를 배제하기 위하여 상호 연결배관의 상승관 높이를 낮추어 수평관을 원자로 저장조(concrete vault)안으로 통과하게 하는 설계변경이 요구되었다. 따라서 이러한 설계변경이 열수송계통의 유동안정성에 미치는 영향을 분석, 평가할 필요가 야기되었다.

본 연구에서는 신규 설계변경된 상호 연결배관이 계통의 유동안정성 측면에서 적합한지를 평가하고 또한 중수로에 설치되어 있는 상호 연결배관의 기하학적 설계변수들이 계통의 유동안정성에 미치는 영향을 분석함으로써 향후 건설될 원자로의 계통설계에 필요한 기초적인 자료를 제시하고자 한다. 이를 위하여 중수로 열수송계통의 구성 및 계통에서의 유동불안정성의 발생원인을 우선 고찰하고 외부섭동에 의한 유체계통의 동적특성을 규명하였다. 또한 상기 설계변경 사항이 계통의 유동안정성 측면에서 적합 여부를 검토하고 상호 연결배관에 대한 설계변화, 즉 상승관 높이, 관내 오리피스 유량계수 K값, 관직경, 전체 관길이 등의 변수들이 열수송계통 유동안정성에 미치는 영향을 분석하였다. 분석은 CANDU형 발전소 열수송계통에 대한 총괄적인 열수력 해석 코드인 SOPHT(Simulation of PHWR Heat Transport) 전산코드<sup>(10,11)</sup>를 사용하여 수치해석하여 정상 및 비정상 유동장을 해석하였으며 계통의 감쇠비를 구하여 외부섭동에 의한 유동의 동적특성을 규명하였다.

### 1.2 열수송계통의 유동안정성

CANDU-6형 원자로의 열수송계통에서 유동 불안정성에 대한 기존의 연구 분석결과에 따르면 열수송계통에서 유동의 불안정한 진동은 이미 논의하였듯이 8자형 회로 양단에서의 기공(void)의 존재, 계통 고유의 낮은 감쇠(damping), 비대칭적 교란(disturbance)에 의해 발생하는 것으로 파악되었다. 이와 같이 열수송계통에 심각한 불안정 섭동효과를 미치는 외부섭동들은 다음과 같다:

- 가) 최대 변동율로 출력 조절(power maneuvering)시
  - 나) 가압기로부터 최대의 증기배출시
  - 다) 압력 및 체적제어 계통(Pressure and Inventory Control System)에 의한 최대의 냉각수 공급 및 배출
- 외부섭동에 의해 발생된 유동의 동적특성은

가) 약 14초의 주기를 가지고,

나) 단상영역에서 최대 변동폭을 갖는 주기적인 유동변화를 하며,

다) 2상영역에서 최대 변동폭을 갖는 주기적인 압력변화를 함을 알 수 있었다.

이러한 유동불안정의 발생원인 및 동적특성은 여러 가지 현상들이 동시에 발생하여 서로 영향을 미치면서 성장, 발전하기 때문에 간단명료하게 사실을 묘사하기 어려우나, 아래와 같은 거동 현상들이 복합적으로 거의 비슷한 시기에 상관관계를 가지면서 이루어진다<sup>(8)</sup>.

첫째, 스프링과 질량 효과 현상으로 고찰하면 2상영역(two-phase region)은 압축성이고 스프링처럼 작용하며, 단상영역(liquid region)은 비압축성의 질량으로써 관성을 갖게 된다. 이는 열수송계를 개략적으로 도식화한 Fig. 1 (a)의 2상영역에서 섭동(압력감소)이 발생하면 상류(upstream) 단상영역은 가속되고 하류(downstream) 단상영역은 감속된다. 따라서 외부에 의하여 압력이 감소된 2상영역은 압축되고 반대편 2상영역은 팽창하며 서로 180도의 상변화를 이루고 있다. 이런 현상은 초기섭동 영역의 압력이 정상상태로 회복된 후에도, 계통의 관성에 의해 섭동된 영역으로 계속적인 유량증가에 의해 고압이 야기되고 반발하는 효과를 초래하여 상류는 감속되고 하류는 가속된다. 이러한 현상은 회로에서 특별한 손실(loss)이나 획득(gain) 등의 외부요인이 없다면 계속될 것이다.

둘째, 정반응 케환 효과(positive feedback effect)로서 이는 연료채널의 출력과 냉각수의 상호작용에 의해 이루어지는 현상이다. 냉각수로의 열전달이 일정하면 Fig. 1(b)의 2상유동 영역인 원자로 출구모관에서 기공률이나 건도에 대한 섭동(감쇠)이 발생하면, 이 교란은 상류 및 하류로 전파된다. 이에 따라 상류의 단상영역은 가속되고 하류의 단상영역은 감속된다. 저속의 유동은 노심(위치 3과 4사이)을 지나면서 정상상태(steady state)보다 단위중량당 더 많은 엔탈피를 갖게 되며, 이는 위치 4에서의 기공률을 높이게 된다. 고속의 유동은 노심(위치 6과 1 사이)을 지나면서 정상상태보다 단위중량당 더 낮은 엔탈피를 갖게 되고, 이는 위치 1에서의 기공률을 감소시킨다. 위치 1에서의 기공률 감소는 위치 1, 2, 3의 압력을 감소시키고, 이는 상류의 고속 유동을 더 가속시키며 하류의 저속 유동을 더욱 더 감속시키게 된다. 반대쪽 노심 출구부분의 기공률 증가는 위에 기술된 현상과 유사한 현상을 유발한다. 이런

현상의 계속적인 반복은 초기섭동에 의한 계통의 유동변동을 증폭시킨다. 이러한 정반응 케환 효과는 모관에 주기적으로 냉각수를 공급하거나 비등 영역에 축압기를 연결하여 줄일 수 있으나 각각 적절한 상변화의 요구 및 열수송계통의 냉각수 재고관리 등 기술적으로 어려움이 많다.

셋째, 부반응 케환 효과(negative feedback effect)로서 여러 가지 섭동들에 대해서 계통의 유동을 안정시키는 주요한 요인은 회로에서의 저항손실이다. 이 손실은 계통에서의 여러 가지 변화에 대해서 반대의 작용을 함으로써 유동안정성을 도모한다. 그러나 열수송계통은 전술한 바와 같이 고유의 마찰저항이 작아 회로에서 유동변동을 억제하기는 충분치 않다. 또한 배관 벽면에서의 열교환은 계통의 온도변화를 억제하고, 증기발생기는 건도 및 기공율 변화에 대응하여 반작용을 함으로써 유동안정성을 도모하나, CANDU-6형 원자로 열수송계통은 계통의 특성상 이들으로써는 유동안정성을 도모하기에 충분치 않다.

넷째, 전달 지연 효과(transport delay effect)로서 연료채널, 급수관 및 주관 등을 통한 에너지, 밀도 등에 전달 지연 현상이 발생하며 시간에 따라 변하는 관성 및 열전달 등의 효과들과 함께 상기 계통의 동적특성 효과에 영향을 미친다.

상호 연결배관이 설치되지 않았을 경우와는 달리 상호 연결배관이 설치된 열수송계통에서는 2상유동 영역인 원자로 출구모관의 압축성영역에 유체의 추출(fluid extraction)같은 섭동이 발생하게 되면, 이는 상호 연결배관이 설치되지 않은 경우와 거의 유사하게 전파되나 상호 연결배관의 설치로 계통에서 일단의 압축성 2상유동 영역에 영향을 끼친 섭동은 반대편 압축성 영역으로 직접적으로 전달됨으로써 유동에 대한 섭동영향을 감쇠시킬 수 있고, 또한 일부유량이 반대편 모관에서 섭동된 모관 쪽으로 옮겨가서 추출된 유체를 대체함으로써 유체 속도변화의 추진력을 감쇠시키게 된다. 이는 또한 반대편 모관에서의 기공률 증가를 완화하게 된다. 따라서 상호 연결배관에 의해 최대의 유동안정성 효과를 도모하기 위하여서는 상호 연결배관내 유동은 섭동이 발생한 쪽으로 가장 적절한 시기에 이동되어야 한다. 일반적으로 상호연결 배관 내에서의 마찰 손실이 관성력에 의한 손실과 일치할 때, 즉 상호연결배관사이의 압력차에 의하여 발생할 수 있는 최대 진동에너지가 마찰 손실에 의하여 소멸될 때 최대효과를 갖는다. 따라서 연결관에서의 에너지 손실을 조절하

기 위하여 연결관 양단에 오리피스를 설치하였다.

연결관내 유체관성(fluid inertia)은 유동의 초기거동(initial movement)을 지연시켜 유체의 이동이 지연된다. 즉, 초기조건에서 상호 연결배관내 유동의 관성이 낮으면 더욱 더 효과적이므로 증기로 채워진 상호 연결배관이 바람직하다. 또한, 상호 연결배관내 마찰저항 증가는 회로내 저항손실을 증가시키므로 시스템의 유동안정성 도모에 효과적이다. 그러나 마찰저항의 증가는 연결배관을 통해 이동되는 유량을 감소시키므로 유동안정성 효과의 최적화를 위하여 적절히 설계되어야 한다. 따라서 오리피스의 감쇠효과에 대한 정량적 분석이 필요하다.

## 2. 유동안정성 해석

### 2.1 해석방법

본 논문에서 사용한 전산 코드는 CANDU형 발전소 열수송계통에 대한 디지털 컴퓨터 프로그램인 SOPHT로서 총괄적인 열수력 해석 패키지이며, 발전소의 여러 가지 정상 및 비정상 운전조건을 수치 해석하기 위하여 캐나다 온타리오주 전력공사(Ontario Hydro)에서 개발하였다. SOPHT 코드에 사용된 세부적인 열수력 계통의 모델링, 수학적 이론 및 검증은 참고문헌<sup>(10)~(14)</sup>에 자세히 설명되어 있으며 본 절에서는 코드에 사용되는 기본적인 지배방정식, 계통 모델링, 수치적 개요 등을 기술하였다.

SOPHT 코드는 3가지의 주요 패키지(열수력 패키지, 기기 및 부품모델, 발전소 제어모델)로 구성되어 있다. 기본 열수력 모델은 1차원 균질의 유동장을 가정하고 계통은 압력손실을 포함한 계통의 미소체적을 링크로 연결한 집합체로 구성되었다. 질량, 에너지 및 운동량 방정식은 Jacobian 행렬식으로 표시된다.

#### (1) 열수력 패키지

##### a) 수력적 네트워크(hydraulic network)

수력적 네트워크는 각각에 번호가 지정된 기기/부품 모듈과 이를 세분한 노드(nodes) 및 이를 연결하는 링크(link)로써 묘사된다. 노드  $i$ 에서 시작하고 노드  $j$ 에서 끝나는 링크  $k$ 를 가정하고 링크의 유로 단면적, 수력반경, 길이, 높이, 질량유량과 이음손실을 각각  $A$ ,  $D$ ,  $L$ ,  $H$ ,  $W$ 와  $K$ 이고 노드에서의 전체질량, 압력, 생성에너지, 평균밀도와 액상의 밀도를 각각  $M$ ,  $P$ ,  $Q$ ,  $\rho$ 와  $\rho_l$ 이면 노드  $i$  &  $j$ 와 링크  $k$ 에서의 열수력 상태를 나타내는 일차원적 보존 방정식은 다음과 같다:

질량 보존 방정식:

$$\frac{d}{dt}(M_i) = \sum_{v \rightarrow i} W_v - \sum_{v \leftarrow i} W_v, \quad (1)$$

에너지 보존 방정식:

$$\frac{d}{dt}(U_i) = \sum_{v \rightarrow i} W_v h_v - \sum_{v \leftarrow i} W_v h_v^* + Q_i, \quad (2)$$

운동량 보존 방정식

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt}(W_k) = & \frac{A_k}{L_k} \left\{ P_i - P_j - \left( \frac{fL_k}{D_k} + K_k \right) \phi_k^2 \Omega_k \right. \\ & \times \left. \frac{1}{2} \frac{W_k}{\rho_i A_k^2} \pm \Delta H_k \rho_i g + \frac{W_k^2}{2} \left( \frac{1}{A_i} + \frac{1}{A_j} \right) \right. \\ & \left. \times \left( \frac{1}{A_i \rho_i'} - \frac{1}{A_j \rho_j'} \right) + \Delta P_{pump} \right\} \quad (3) \end{aligned}$$

여기에서  $f$ ,  $g$ ,  $h$ ,  $x$ 와  $\alpha$ 는 각각 마찰손실계수, 중력가속도, 비엔탈피, 건도와 기공률을 표시하며 아래첨자에서 화살표는 시작점과 끝점을 표시한다: 즉,  $\sum_{v \rightarrow i}$ 은 노드  $i$ 에서 시작하는 모든 링크  $v$ 의 합을 나타내고  $\sum_{v \leftarrow i}$ 는 노드  $i$ 에서 끝나는 모든 링크  $v$ 의 합을 나타낸다. 또한  $\phi_k^2 \Omega_k$ 와  $\Delta P_{pump}$ 은 2상 유동의 압력 강하계수와 펌프에서의 압력변화를 각각 나타내며, 2상 유동의 유효밀도는

$$\begin{aligned} \rho' = & \left[ \frac{x^2}{\alpha_f \rho_v} + \frac{(1-x)^2}{(1-\alpha_f) \rho_l} \right]^{-1} \text{ for slip flow model} \\ = & \alpha_f \rho_v + (1-\alpha_f) \rho_l \text{ for homogeneous flow model} \quad (4) \end{aligned}$$

을 사용하여 구하였다. 여기서 아래첨자  $v$ 와  $l$ 은 각각 기상과 액상을 표시한다. 압력강하 계수는 Martinelli-Nelson<sup>(15)</sup>의 상관식을 사용하였다.

#### b) 열전달 모델

핵연료 및 열교환기 파이프내의 온도분포와 경계면에서의 열전달은 유체 경계조건을 이용하여 원통형 좌표계의 일차원적 열확산(thermal diffusion) 방정식의 해를 구함으로써 산출된다. 대류 및 전도 열전달계수, 열확산도와 단위체적당 발생열을 각각  $h_B$ ,  $k_t$ ,  $\alpha_a$ 와  $q'''$ 이라고 하면 열전달 모델의 지배방정식은

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_a T) = \nabla^2 T + \frac{q'''}{k_t}, \quad (5)$$

이다. 상기 지배방정식은 핵연료 중심에서의 상태방정식과 벽표면에서의 경계방정식

$$\frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=0} = 0, \quad (6)$$

$$k_t \frac{\partial T}{\partial r} \Big|_{r=R_B} = -h_B(T_B - T_w),$$

을 고려하여 풀 수 있다. 여기서 아래첨자  $b$ 와  $w$ 는 유체와 고체의 경계면과 벽표면을 표시한다. 예를 들면  $R_B$ 는 경계면의 반경을 표시한다.

본 열수송계통 해석코드는 각기 다른 운전상태와 유동장에 적절한 열교환계수를 계산하기 위하여 열교환 상관식에 대한 여러가지 선택을 할 수 있다. 예를 들면 층류에서의 대류 열전달 계수를 구하기 위한 너셀트 수( $Nu = h_B D / k_t$ )는 일정 열유동(constant heat flux)과 일정 벽면온도(constant wall temperature)의 경우 각각 4.364와 3.658을 사용하였으며 비교적 낮은 건도의 2상 유동의 열전달계수는 Jens와 Lottes<sup>(16)</sup>에 의하여 제안된 상관식을 사용하였다.

(2) 기기/부품모델과 발전소 제어모델

SOPHT 코드에는 증기발생기, 가압기, 펌프 등의 여러 가지 기기 및 부품 모델이 포함되어 있다. 기기 및 부품은 열수력 네트워크상의 유체역학적 해를 구하는데 경계조건이나 유동을 제한하는 모델로 제공된다. 부품들은 입력자료에서 그들의 형태별 코드로 식별하며 설계특성 및 운전조건에 따라 구분하여 취급한다. 예를 들면 열수송계통의 과도압력상태에서 유체가 가압기로부터 열수송계통으로 전달될 때 가압내의 유체가 균일하고 혼합유체가 평형상태에 있다고 가정하면 가압기의 질량과 에너지의 지배방정식은

$$\frac{dM}{dt} = \sum W_i - \sum W_o \tag{7}$$

$$\frac{dU}{dt} = \sum W_i h_i - \sum W_o h_o + \dot{q}_H$$

으로 표시되며 여기서  $M$ ,  $W$ ,  $U$ ,  $h$ 와  $\dot{q}_H$ 는 각각 가압기내의 혼합물의 총질량, 유출입 유량, 가압기내의 혼합물의 총에너지, 유출입 엔탈피와 가압기의 열원의 열발생률을 나타내며 아래첨자,  $i$ ,  $o$ 는 각각 가압기에 들어오고 나가는 것을 표시한다. 합을 표시하는 기호는 액상과 기상을 나타내기 위하여 사용하였으며 각각을 분류하여 가압기내의 압력과 액상의 높이를 구할 수 있다. 각 모델을 위한 세부사항은 참고문헌 (11)에 기술되어 있다.

논리결정(logic decision)을 포함한 제어 방정식(control equation) 등이 모델링되어 있으며 모델링된 주요 제어 계통들은 다음과 같다.

가) 원자로 제어 계통(reactor regulating system)

나) 증기발생기 압력제어 계통(steam generator pressure control system)

다) 증기발생기 수위제어 계통(steam generator level control system)

라) 원자로 정지계통(reactor shutdown system)

(3) 전산코드구성

월성 2,3,4호기를 위한 SOPHT 전산코드의 도식적 구성도가 Fig. 2에 제시되어 있다. 계통의 각 배관과 기기는 여러 개의 모듈(module)로 나누어져 있고 각 모듈은 모델링될 때의 체적을 유지한다. 압력과 온도는 각 모듈의 변수가 되고, 모듈은 링크로써 서로 연결되는 구조를 갖고 있다. 각 링크에는 일정한 길이, 단면적, 수력학적 직경, 높이변화 및 유동저항이 입력자료로 제공된다. 밸브를 가진 링크는 밸브 토출 계수(discharge coefficient)를 포함한다. 그리고 금속재료로부터 발생하는 열을 고려할 경우 금속벽면에 대한 자료가 포함되어야 한다. 펌프는 링크에 포함되고 링크의 유일한 변수는 유량이다.

CANDU-6형 원자로의 열수송계통은 전술한 바와 같이 2개의 회로로 구성되어 있으며 각회로는 2개의 증기발생기, 2개의 펌프, 2개의 입구모관, 2개의 출구모관 등을 가진다. 그러나, SOPHT 전산코드는 Fig 2에서와 같이 오직 하나의 회로만을 모델링하는 Two Quadrant Model로서 전체 열수송계통을 나타내기 위해서는 유량, 단면적, 체적, 열전달 등 모든 계통 입력자료를 2배로 계산하여 제공하여야 한다. 압력, 온도, 엔탈피, 건도는 모듈의 출력자료로, 유량은 링크의 출력자료로 나타난다. SOPHT 코드는 이러한 물성치를 계산하기 위하여 반복계산법을 사용하기 때문에 초기값으로 정상상태의 입력자료를 사용한다.

SOPHT 코드를 운용하기 위하여 요구되는 입력자료는 아래와 같이 다섯 가지로 대별된다.

가) 구성 기기의 공간적 위치, 방향, 차원으로 이루어진 기하학적 자료.

나) 계통내의 여러 가지 구성 기기들의 상호관계 및 각각의 기능들을 기술한 자료들로 이루어진 위상학적 자료(topological data).

다) 유체의 물성치를 구하기 위하여 필요한 독립변수 및 자료, 계통간의 경험적 관계들로 이루어진 물리적 정보.

라) 제어 및 조절계통의 상태 및 설정치, 여유값 등을 명시한 제어자료.

마) 계통변수들의 초기값 및 경계조건들을 명시한

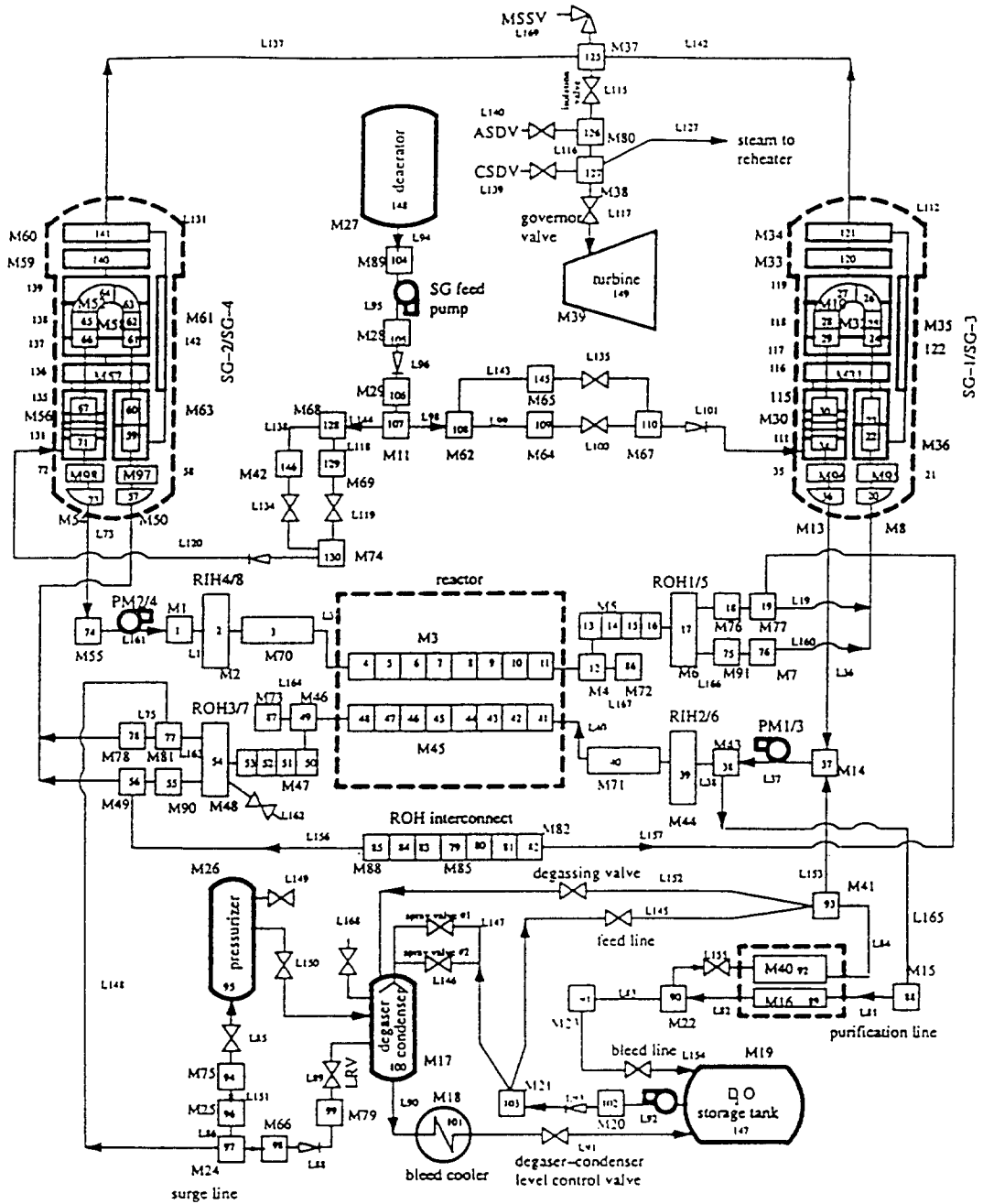


Fig. 2 Wolsong 2,3 & 4 SOPHT model diagram

초기 및 경계조건.

## 2.2 안정성 평가

각 사례별 유동안정성 평가는 전술한 바와 같이 단상구역에서 최대의 유동변동폭이 나타나므로, 원자로 입구보관에서의 열수송계통 유동을 사용하였으며, 감쇠비,  $\xi$ , 는 대수 감소 방법 (logarithmic decrement method)<sup>(17)</sup>을 이용하여 다음 식과 같이

계산하였다. 양의 감쇠비는 유동변동이 감소하며 계통의 안정성을 의미하며 음의 감쇠비는 발산하는 유동변동을 나타내며 불안정한 계통을 의미한다.

$$\xi = -\frac{\ln(y)/2\pi}{\sqrt{1 + (\frac{\ln y}{2\pi})^2}} \quad (8)$$

여기서  $y$ 는 유동변동 최고치간의 감소(attenua-

tion) 비율이다. 즉, 열수송계통 유동변동 폭의 최저값과 최고값을 감쇠비 계산을 위하여 사용하였다. 사용한 자료는 초기삽동후 최초의 최저값부터 취하였으며, 이어지는 최저, 최고값에 의한 4개의 감쇠비를 계산하고 이를 평균하여 사용하였다. 초기의 대규모 감쇠로 연속되는 4개의 감쇠비를 취할 수 없는 경우에는 채택 가능한 자료까지만 사용하여 계산하였다. 특별히 발산 또는 감쇠하지 않는 지속형 유동변동의 경우에는 감쇠비를 0이라 하였다. 계통의 유동안정성 허용기준은 삽동발생후 원자로 입구모판의 유동변동이 정상상태 유동의  $\pm 1\%$  ( $\pm 38.5 \text{ kg/s}$ ) 미만인 것으로 정의하였다<sup>(18)</sup>.

2.3 코드 입력자료

(1) 분석범위

변경된 설계의 상호 연결배관이 계통의 유동안정성 측면에서 만족하는 지를 파악하기 위하여 월성 2, 3, 4호기의 열수송계통을 수치해석하였다. 보수적인 결과를 얻기 위하여 상호 연결배관이 설치되지 않았을 경우 가장 심각한 유동불안정성을 나타내는 경우의 변수를 조사하여 사용하였다. 그리고 상호 연결배관이 설치되었을 경우 상기 변수들에 의한 각

설계변수별 유동안정성에 대한 사례를 분석하고 유동안정성 결과를 평가하여 최적의 값을 도출하였다. 또한 현재까지 운전경험에 의하여 유동안정성을 보여준 월성 1호기를 수치해석하여 비교 확인하였다. 각 사례별 분석은 컴퓨터 이용시간의 절약 및 효율성을 위하여 유동변동의 거동특성이 결정되는 200초까지 분석하여 평가하였다.

(2) 주요 입력자료

a) 상호 연결배관

Fig. 3은 상호 연결배관의 구성과 세부 자료를 나타낸 것으로 기본적인 입력자료는 설계변경된 월성 2, 3, 4호기 자료를 사용하였으며 유동안정성 효과비교를 위하여 기하학적 형상이 다른 월성 1호기 상호 연결배관 자료도 이용하였다. Table 1은 이러한 월성 1호기와 월성 2, 3, 4호기 상호 연결배관의 기하학적 설계변수들을 비교한 것이다. 또한 배관 직경의 영향을 평가하기 위하여 현재 적용된 공칭직경 6인치 파이프와 시중에 시판되는 상용파이프 중에서 상하로 가장 이웃한 공칭직경 5인치와 8인치 파이프를 배관직경의 분석대상으로 선정하였다. Table 2에 관 직경별 세부 자료 및 물성치를 요약하였다. 설계변수별 영향은 상승관 높이, 즉 증기발생기 인입관

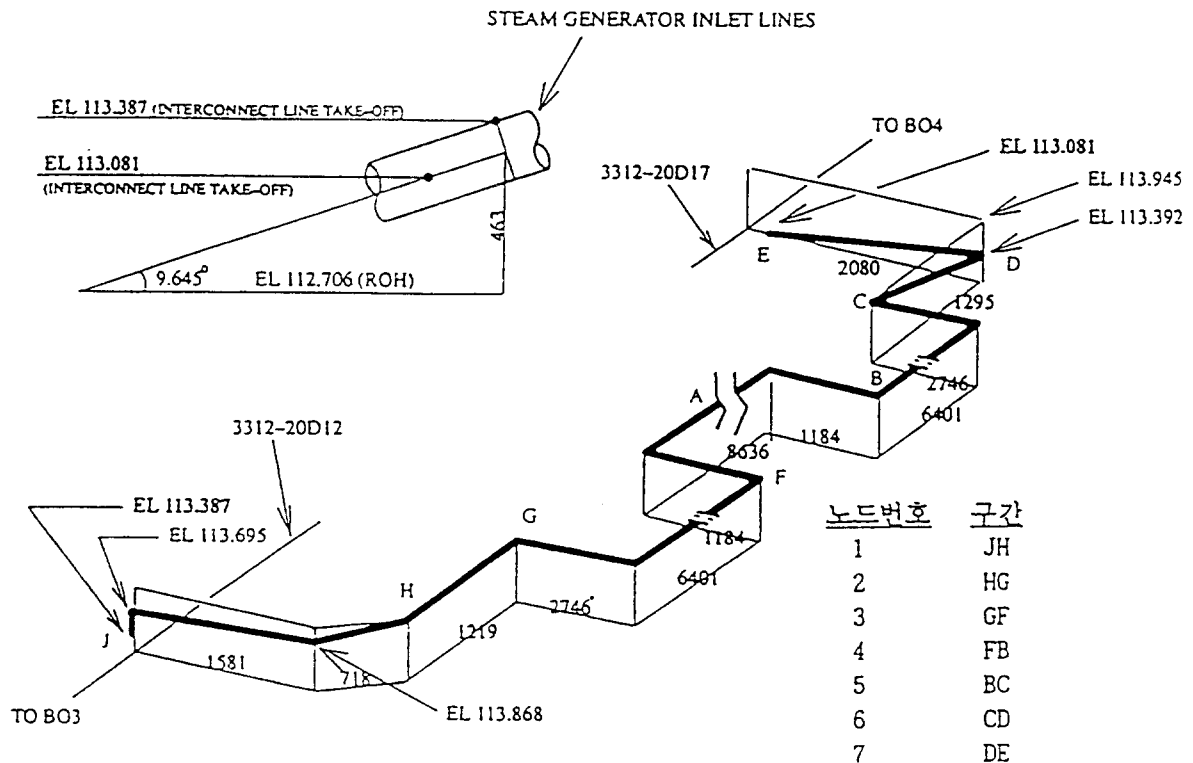


Fig. 3 Configuration and node for Wolsong 2, 3 & 4 interconnection pipe



**Table 1** Configurations of interconnection lines

	Wolsong 1	Wolsong 2, 3, 4
Nominal Diameter (inch)	6	6
Pipe length (m)	33.8	36.6
Riser height (m)	4.8	1.0
Orifice K	40	40

**Table 2** Interconnection pipe data

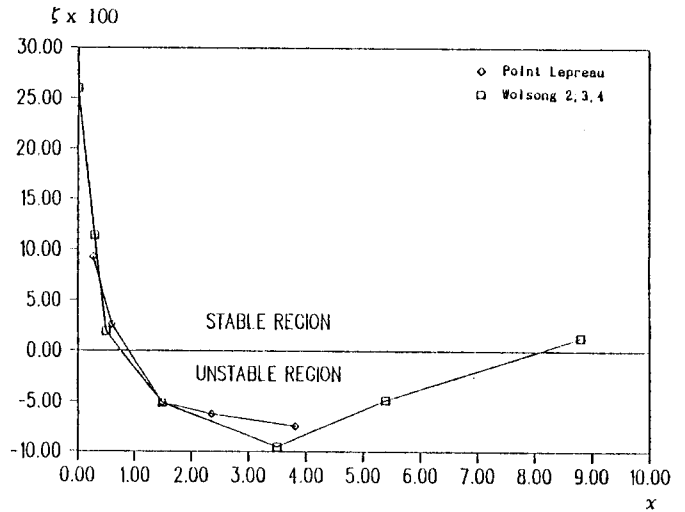
Nominal pipe size (inch)	Outside diameter (mm)	Sch. No.	Wall thickness (mm)	Inside diameter (mm)	Pipe weight (kg/m)
5	141.3	120	12.7	115.9	40.2
6	168.3	120	14.3	139.5	54.1
8	219.1	120	18.2	182.6	90.2

(inlet line)의 결합부에서 연결배관 최고수평관까지의 수직높이를 양단에서 동시에 같은 값을 증가시킨 경우 및 연결배관내 양단 오리피스 K값을 동시에 증가시킨 각각의 사례에 대해서 분석하고 아울러 관 길이 대 관직경비에 대한 사례도 평가하였다.

b) 원자로 출구모관 건도

열수송계통의 유동안정성은 원자로 출구모관의 건도에 매우 민감한데, 이는 증기발생기의 열전달 계수에 따라 원자로 출구모관의 건도가 변하고 이런 건도의 변화는 계통의 유동안정성 변화를 야기시키기 때문이다. 발전소를 가동하여 시간이 경과하면 증기발생기 U자형 배관에는 침전물이 쌓여 열교환 성능을 저하시키고, 이는 원자로 출구모관의 건도를 약 2%에서 4%정도로 증가시켜 계통의 감쇠비 변화를 야기한다. 그러므로 본 해석에 사용할 최대의 유동불안정성을 야기하는 원자로 출구모관 건도를 결정하기 위하여 상호 연결배관이 없는 상태에서 초기 섭동에 의한 민감도 조사를 수행하였다. 원자로 출구모관의 건도는 증기발생기 전체 열전달 계수중 하나인 오염도(fouling factor) 계수를 사용하여 조절하였다.

Fig. 4는 상호 연결배관이 없는 경우에 평균 감쇠비를 출구모관 건도의 함수로 나타낸 것으로서 수치 해석한 결과의 비교를 위하여 Point Lepreau 발전소를 분석<sup>(19)</sup>한 경우도 같이 예시하였다. 그림에서 보듯이 최저의 감쇠비는 모관 건도가 3.4%인 경우에 나타나므로, 이 경우의 증기발생기 오염도 계수인 25를 본 해석에 사용하였다. Fig. 4에서 알 수 있듯이 건도가 적으면 적을수록 감쇠비가 커지면서 유동



**Fig. 4** Damping ratio versus ROH quality without interconnection pipe

안정성이 향상되어 약 1%의 건도에서 감쇠비가 0에 달함을 알 수 있다. 또한 특이하게도 3.4%를 정점으로 건도가 많아져도 감쇠비가 증가하여 약 8%에서 감쇠비가 0이 됨을 알 수 있었다. 이는 깨끗한 증기발생기를 사용하여 출구모관 건도를 약 0.5%이하로 유지하거나 또는 출구모관 건도를 일정수준 즉 약 8%이상을 유지하면, 현상태의 CANDU-6 원자로 열수송계통에서 상호 연결배관이 없더라도 비대칭적 섭동에 대해 계통이 안정함을 나타낸다.

c) 초기섭동

안정된 계통에서는 초기의 섭동은 감소하게 되나, 계통이 불안정하면 초기섭동이 발달하여 지속성 유동변동이 되거나 또는 발산하는 유동변동이 된다. 초기섭동이 없더라도 불안정한 계통은 유동변동을 하게 되나 발산하는데 많은 시간이 걸리게 된다. 따라서 유동불안정성 분석을 위해서는 많은 컴퓨터 용량이 소요되고 계산시간이 길어지므로 시간의 단축 및 효율성을 위하여 임의의 초기섭동이 필요하다. 이를 위하여 가장 효과적인 초기섭동이라고 밝혀진, Point Lepreau 발전소 실험시 사용된 열수송계통 가압기에서 증기방출밸브(steam bleed valve)의 개폐에 의한 초기조건을 초기섭동으로 사용하였으며 이 증기방출밸브의 작동은 아래와 같다<sup>(18)</sup>.

- 증기방출밸브를 5초동안에 단계적으로 연다.
- 밸브를 5초동안 열린 상태로 지속한다.
- 증기방출밸브를 5초동안에 단계적으로 닫는다.

이와 같은 증기 방출밸브의 개폐는 가압기와 연결된 원자로 출구모관의 압력을 저하시키나 반대편 출

구모관은 즉각적으로 영향을 받지 않으므로 상호 연결배관이 없을 시는 양쪽 원자로 출구모관에서의 압력차는 발산하는 유동변동을 초래한다. 그러나 상호 연결배관이 설치된 경우에는 출구모관에서의 압력차가 감소하고 또한 입구모관에서의 유동변동도 감소하게 된다.

일반적으로 스프링 질량으로 표시되는 계통의 원주 주파수는 음파의 파장이 관의 길이에 비하여 상당히 작을 때

$$\omega_o = c \sqrt{\frac{\rho_v S^2}{m V}}, \quad (9)$$

을 사용하여 어렵적으로 구할 수 있다. 여기서  $V$ 는

증기의 체적이며  $m$ 은 액상의 전체질량이고  $S$ 는 기상과 액상의 접수면적을 나타내고  $c$ 는 기상에서의 압력파의 속도이고  $\rho_v$ 는 증기밀도를 나타낸다. 접수면적은 기공률과 기체방울의 형상의 함수로서 열수송 계통의 접수면적을 약  $0.0016m^2$ 로 가정할 때 약 15초의 주기를 가진다. 이는 해석적으로 구한 주기와 어렵적으로 일치함을 알 수 있다.

### 3. 결과검토 및 고찰

#### 3.1 상호 연결배관

앞에서 기술한 바와 같이 100% 전출력(full power) 하에서 원자로 출구모관의 건도가 3.4% 일

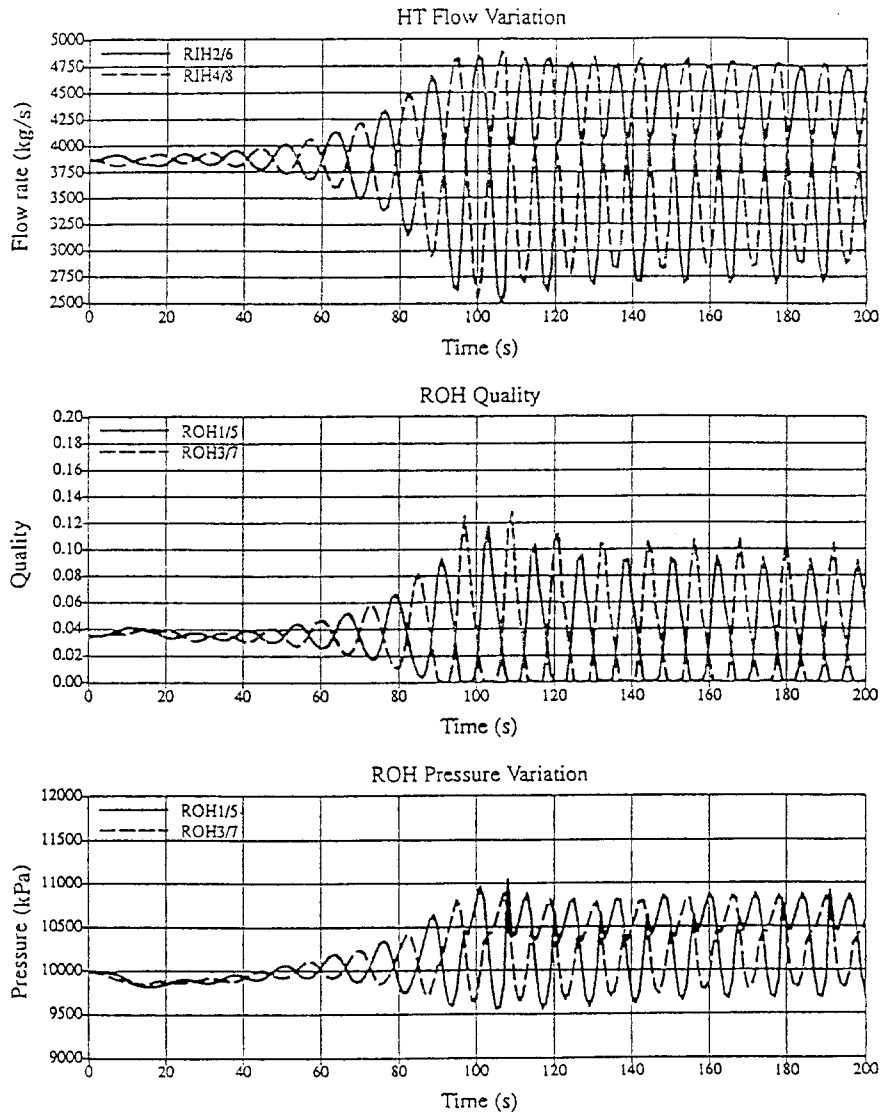


Fig. 5 PHTS transient without interconnection pipe

때를 초기 정상상태로 하여 연결배관의 각 형상변수, 즉 상승관높이( $H$ ), 오리피스 유량계수( $K$ ), 길이와 직경비( $L/D$ ) 등을 변화시키면서 초기섭동에 대한 유동안정성 분석을 수행하였다. 우선 상호 연결배관이 유동안정성에 미치는 영향을 조사하기 위하여 기존의 중수로 발전소의 열수송 계통에 응용하여 감쇠비를 구하였다. 월성 1, 2, 3 & 4 호기의 상호 연결배관의 기하학적 형상은 Table 1에 기술되었다. 노드점의 증가에 의하여 감쇠비는 비교적 잘 수렴하며 본 논문에서 상호 연결배관을 수치해석하기 위하여 7개의 노드점을 선택하였다.

Fig. 5는 월성 2, 3, 4호기 원자로 열수송계통에서 상호 연결배관을 설치하지 않았을 경우의 유동안정성을 수치해석한 결과로서 시간에 따른 입구모관에서의 유동변동과 출구모관에서의 건도 및 압력변동을 나타낸 것으로 상호 연결배관이 설치되지 않았을 경우에는 발산하는 유동변동이 발생함을 확인할 수 있다.

Fig. 6은 월성 1호기 및 월성 2, 3, 4호기 열수송계

통에서 상호 연결배관이 설치된 경우를 분석한 경우로, 월성 1호기는 그 동안의 운전 경험이 보여주듯이 초기섭동에 의한 유동변동이 시간에 따라 급격히 감쇠하여 안정되는 천이현상을 나타낸다. 이는 이미 기술하였듯이 계통의 유동안정성 도모에 상호 연결배관이 상당히 효과적임을 알 수 있다. Fig. 6의 월성 2, 3, 4호기의 변경된 상호 연결배관이 설치된 경우를 분석한 경우는 초기섭동에 의한 유동변동이 시간에 따라 느리게 감쇠하는 천이현상을 나타낸다. 이는 비록 월성 1호기의 감쇠 정도에는 미치지 못하나 전술한 허용기준은 만족하므로 설계변경된 상호 연결배관은 계통의 유동안정성 측면에서 적합하다. 상기의 두 가지 감쇠천이 현상의 비교에서도 알 수 있듯이 상호 연결배관의 기하학적 설계변경은 계통의 감쇠비 변화를 야기하며 각 변수별 영향은 다음 각 절에서 상세히 기술되어 있다. 전체적으로 정도의 차이는 있으나 오리피스  $K$ 값 증가 및 상승관 높이( $H$ ) 증가에 따라서 유동불안정성에 대한 감쇠비가 증가하였고, 또한 전체 관길이 대 직경의 비가

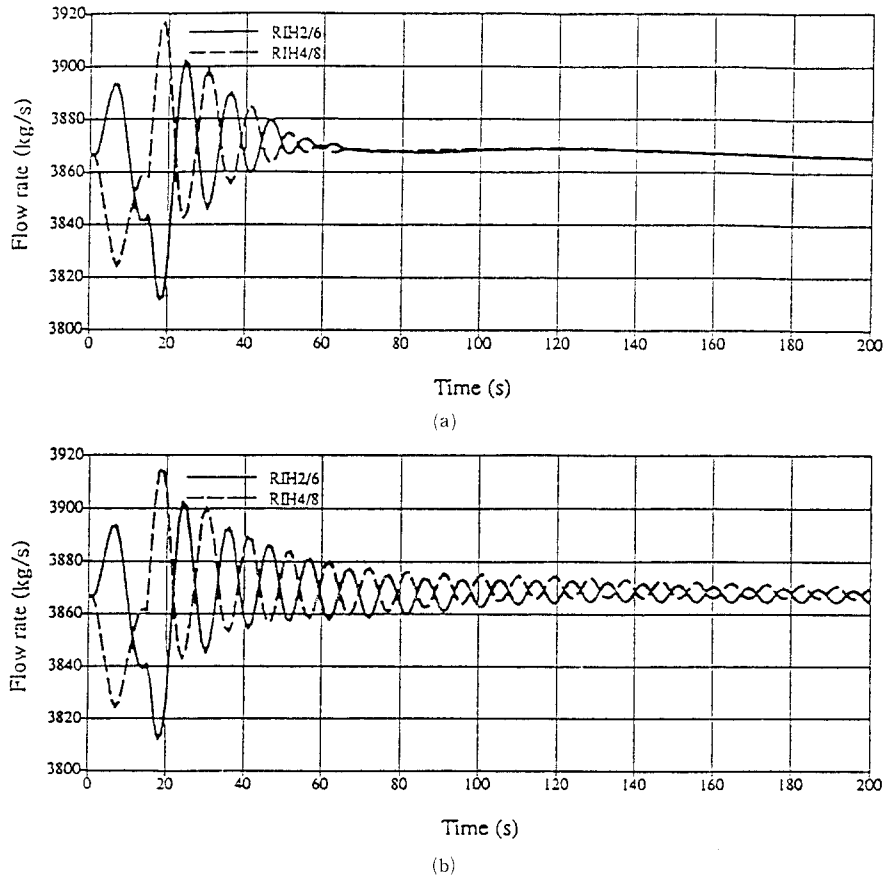


Fig. 6 Flow variation of (a) Wolsong 1 and (b) Wolsong 2,3 & 4

적을수록 계통의 유동안정성이 증가함을 알 수 있다. 따라서 상호 연결배관의 기하학적 형상에 의하여 안정성에 미치는 영향을 정량적으로 분석을 할 필요가 있다

(1) 길이와 직경

상호 연결배관 전체 관길이와 관직경 또는 내부 단면적은 전달유량, 전달시간 등의 여러 가지 측면에서 계통의 유동안정성과 직접적인 상관관계를 가질 것으로 예측된다. Fig. 7은 길이와 직경에 대한 영향을 분석하기 위하여 상호 연결배관의 다른 설계 변수인 즉 상승관과 관내 양단 오리피스를 없앤 수평배치의 배관( $K=0, H=0$ )을 가정하여 수행한 것으로 전체 관길이 대 내부직경비( $L/D$ )와 감쇠비의 상관관계를 나타낸다. 그림에서 보는 바와 같이  $L/D$ 가 작아질수록 유동불안정성이 감쇠하여  $L/D$  값이 185에 이르면 관직경에 무관하게 감쇠비 0에 도달하며, 그 이하는  $L/D$ 값의 변화에 무관하게 동일한 감쇠비 0을 나타냄을 알 수 있다. 이는  $L/D$ 의 값을 작게 할수록 유동 안정성 도모효과(진동폭의 감소효과)는 있으나  $L/D$ 값이 185 이하로 감소하여도 감쇠비는 0이상으로 증가하지 않는다. 즉 외부섭동에 의하여 발생된 진동에너지는 상호연결 배관을 통하여 충분히 감쇠되지 않고 열수송계통의 유동은 일정한 폭으로 지속적으로 진동함을 나타낸다.

따라서 상호 연결배관의 마찰저항을 증가하여 배관내의 유체관성과 마찰에 의한 에너지 손실의 평형을 유지하기 위하여 관내 오리피스를 상호 연결배관에 설치하였다. Fig. 8은 수평배치의 상호 연결배관

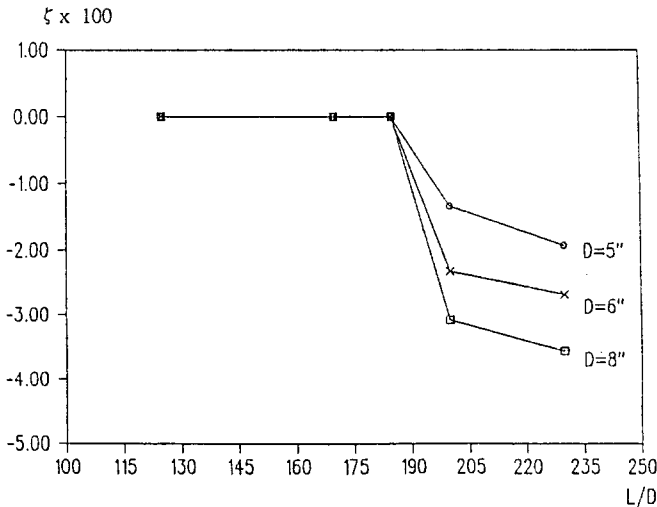


Fig. 7 Damping ratio versus pipe length ratio to dia. ( $K=0, H=0$ )

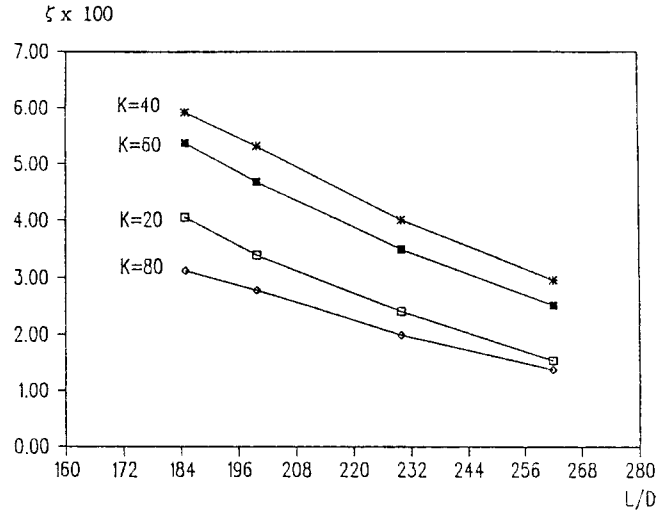


Fig. 8 Damping ratio versus pipe length ratio to dia. ( $K=20, 40, 60, 80$ )

에 각기 다른 값의 축소 오리피스( $K=20, 40, 60, 80$ )를 설치한 경우에 대해 전체 관길이 대 내부직경비의 변화에 따른 감쇠비의 영향을 분석한 것으로, 오리피스  $K$ 값에 관계없이  $L/D$ 값이 작을수록 감쇠비가 좋아짐을 관찰할 수 있다.

이상의 결과들에서 동일한 직경 시에는 전체 관길이가 짧을수록 유리하고 동일한 길이에는 관직경이 클수록 유리함을 나타낸다. 현재 CANDU-6형 설계치는 양쪽 출구모관 부위를 잇는 상호 연결배관의 수평적 직선거리가 약 24.5m이므로  $L/D$ 만의 관점에서 직경을 선택하면 수평배치의 감쇠비가 0인  $L/D=185$  경우 관길이가 5인치 배관은 21.46m, 6인치 배관은 25.9m, 8인치 배관은 33.86m이므로 최소한의 직선거리를 초과하는 6인치 배관이 적당할 것이다. 물론 5인치 배관도 상승관 높이, 오리피스 설치 등 기타변수들의 적절한 선택에 의해 감쇠비가 좋아지고, 또한 관직경이 큰 8인치 또는 그 이상의 경우에는 더 효과적이다. 그러나 큰 단면적은 내부 중수량 증가, 배관 직경변화 등으로 경제적 부담을 유발함으로써 경제성과 감쇠비를 고려한 보수적인 선택의 6인치 배관이 적절하다고 판단된다.

(2) 상승관높이

증기발생기 인입관에서 수평관까지를 연결하는 상호 연결배관 상승관의 존재는 연결배관 내부 건도 및 내부 단상유동 배수 등에 지대한 영향을 끼친다. Fig. 9에서와 같이 상호 연결배관 직경별로 오리피스가 설치되지 않은 경우 단순히 상승관 높이만 증가시켜도 발산하는 유동변동이 감쇠하는 유동변동으로

거동특성이 변하는(8인치 배관 경우) 등 감쇠비가 증가함을 알 수 있다.

Fig. 9는 각 배관 직경별로 관길이를 공히 현재 설치길이인 36.6m로 가정하고, 오리피스를 제거한 경우에 상승관 높이변화에 따른 계통의 감쇠비 변화를 나타낸 것으로, 세종류의 관직경 모두 상승관의 높이가 증가에 따라 계통의 감쇠비가 증가함을 알 수 있다. 상승관 높이증가에 따른 감쇠비 상승효과는 관직경이 클수록 가파르게 증가함을 나타내며 상승관 높이가 4m에서 감쇠비가 최대치를 가진다는 사실을 알 수 있다.

이상의 결과로부터 열수송계통의 감쇠비는 연결배관 상승관 높이변화에 의해 직접적으로 영향을 받으며, 또한 상승관 높이상승에 따라 감쇠비는 무한정 증가하는 것이 아니라, 상승관 높이가 4m에서 최대치를 가지며 그 이상의 높이에서는 변화가 없거나 오히려 감소함을 알 수 있다. 그러므로, 상호 연결배관의 상승관 높이는 감쇠비를 고려한 4m가 가장 효율적이며 최대치를 가진다는 사실을 알 수 있다.

### 3.2 오리피스 유량계수

상호 연결배관의 양단 축소 오리피스는 배관 내부 마찰저항 증가 및 이동유량 감소효과 등의 측면에서 계통의 유동안정성에 많은 영향을 미친다. 따라서 상호 연결배관의 기하학적 형상에 따른 오리피스의 적절한 선택이 요구되고 있다. Fig. 10은 6인치 배관에서 상승관을 제거한 수평배치를 가정하여 여러 가지 관길이 대 관직경 변화 즉  $L/D$  별로 오리피스

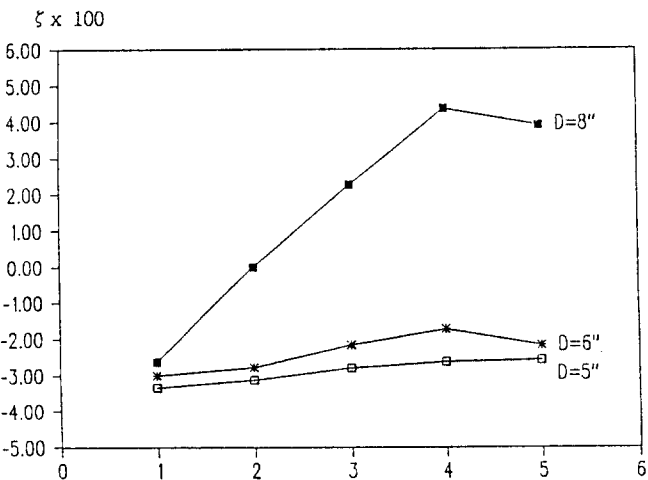


Fig. 9 Damping ratio versus riser height ( $K=0$ )

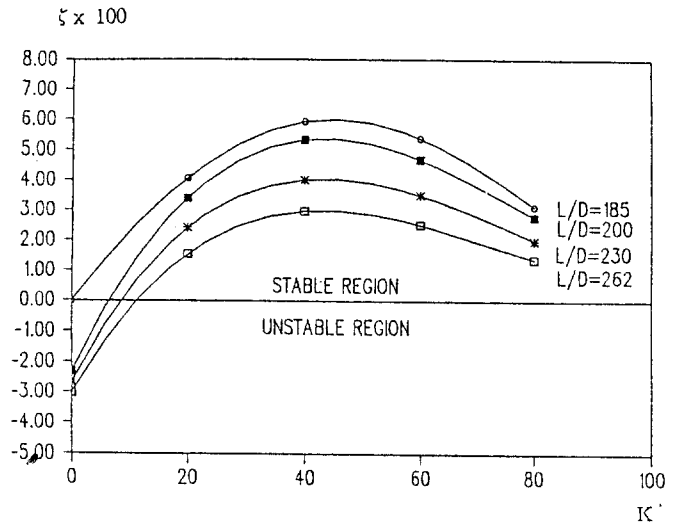


Fig. 10 Damping ratio versus orifice flow coefficient,  $K$  ( $H=0$ )

유량계수  $K$ 값에 대한 감쇠비를 나타낸 것이다. 그림에서 보는 바와 같이 지속성 유동변동의 경우에도 오리피스를 설치함으로써 감쇠유동변동으로 천이되는 사실을 알 수 있다. 따라서 오리피스  $K$ 값도 열수송계통의 유동안정성과 관련된 주요한 기하학적 변수의 하나임을 확인 할 수 있으며 오리피스를 설치함으로써  $L/D$ 값에 관계없이 감쇠비가 향상되는 것을 알 수 있다

그러나 오리피스에 의한 감쇠비는  $K$ 값 증가에 의해 무한정 증가하는 것이 아니라  $K$ 값이 약 40부근 일 때 감쇠비가 최대치가 됨을 알 수 있고 이를 정점으로 더 높은 오리피스  $K$ 값은 오히려 감쇠비를 저하시키는 것을 알 수 있다. 이는 오리피스에 의한 마찰저항 증가에 따른 저항손실 효과보다는 관을 통한 전달유량의 감소효과가 더 크게 나타남을 의미한다. 이러한 사실은 연결배관 내부를 통과하는 유체에 대한 오리피스의 마찰저항 증가와 오리피스에 의한 내부저항 증가로 인한 이동유량 감소의 효과가 적절히 조화되지 않은 무한정 높은  $K$ 값이 결코 좋은 효과를 내는 것이 아님을 의미한다.

### 3.3 상호 연결배관내의 평균건도

계통의 유동안정성은 이러한 외부적인 변수와 아울러 상호 연결배관을 통한 전달유량, 전달지연 효과 등의 여러 가지 측면에서 상호 연결배관내의 2상 유동 상태 및 거동에 의해 영향을 받는다. 특히 전술한 관내 유체관성에 따른 유동의 초기거동 특성과

관련한 내부 건도와는 직접적인 상관관계를 가질 것으로 예측된다. 따라서 상호 연결배관 내부 평균건도가 열수송계통의 감쇠비에 미치는 영향을 알아보기 위하여 배관 내부 초기조건이 증기로 채워진 경우와 액체로 채워진 경우 및 기타 경우들을 가정하여 유동안정성을 수치해석한 결과를 Fig. 11에 나타냈다. Fig. 11은 직경 6인치, 상승관 높이 1m, 오리피스  $K$ 값 30인 경우 초기의 배관 내부 평균건도 조건별 계통의 감쇠비 변화를 도시하였다. 평균건도가 증가할수록 감쇠비가 증가함을 알 수 있으며 평균건도가 대략 30%에서 감쇠비가 급격히 증가하고 30%에서 70%까지는 완만히 증가하며 70%이상에서는 변화가 거의 없는 경향을 나타내고 있다. 위 사실로부터 열수송계통의 유동안정성은 연결배관 내부의 평균건도와 밀접한 상관관계를 가진다는 사실을 확인할 수 있다. 이는 내부가 증기로 채워진 경우가 액체로 채워진 경우보다 높은 감쇠비를 가지며 보다 빠른 시간 내에 유동이 안정됨을 알 수 있다. 이는 또한 높은 내부 평균건도가 계통의 유동안정성을 위하여 바람직함을 의미한다.

따라서 상기 결과에서 보듯이 계통은 내부유동과 직접적인 상관관계를 가지므로 추후에는 상호 연결배관 내부 유동상태에 따른 계통의 유동안정성 분석 및 외부의 기하학적 설계변수들이 내부유동에 미치는 영향에 관하여 지속적인 분석, 평가가 필요할 것으로 생각된다.

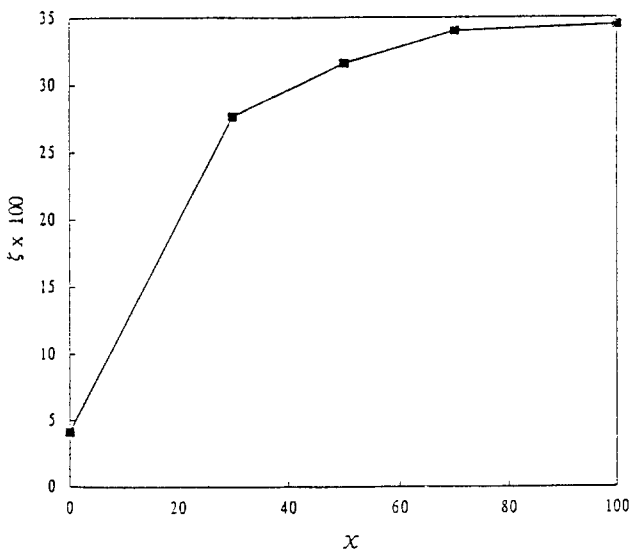


Fig. 11 Damping ratio versus average quality,  $x$ , of interconnection pipe ( $D=6$ ,  $H=1$ ,  $K=30$ )

#### 4. 결 론

CANDU-6 형 원자로의 열수송계통은 2상유동 영역의 압축성에 의한 스프링 효과와 단상 영역의 질량효과에 의하여 외부 섭동이 주어질 때 진동하게 된다. 또한 2상 유동에서 응축 등에 의한 정반응 변환효과 및 관마찰 등에 의한 부반응 변환 효과 등에 의하여 동적특성을 가지고 있으며, 때로는 유동 불안정성을 초래한다. 따라서 2개의 회로로 형성된 8자형 열수송계통의 원자로 출구모관을 상호 연결한 상호 연결배관을 설치하고 배관의 양단에 축소 오리피스를 설치하여 유동의 안정성을 도모하였다. 열수송계통의 유동안정성을 해석하기 위하여 열수력 해석코드인 SOPHT를 사용하여 수치해석하였으며 출구모관에서의 유량의 섭동을 구하여 감쇠비를 분석하여 안정성을 검토하였다.

상호 연결배관 형상에 대한 유동안정성을 수치해석하여 그 결과를 분석, 고찰함으로써 상호 연결배관이 계통의 유동안정성에 미치는 영향을 정량화하였다. 아울러 수치해석한 결과를 종합하여 상호 연결배관의 기하학적 형상변수들 즉, 관직경, 상승관 높이, 오리피스 유량계수  $K$ 값에 대한 열수송계통의 유동안정성 경계구역을 설정할 수 있었다. 또한 월성 2, 3 & 4호기에 적용하여 유동의 안정성을 확인할 수 있었다. 일반적으로 상호 연결배관의 길이가 길어지면 계통은 불안정하여지고 관직경이 크면 클수록 유동불안정성 영역은 점점 줄어들며, 일정 관직경 이상의 값을 가지면 상승관 높이, 오리피스  $K$ 값 등에 크게 의존하지 않고 유동안정성을 유지할 수 있다는 사실을 알 수 있었다. 상호연결 배관내의 평균건도의 증가에 대하여 감쇠비는 대수적으로 증가한다. 해석 결과를 분석하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- 가) 계통의 유동불안정성은 전출력시 출구모관 건도가 3.4%일 때 최고치를 나타낸다.
- 나) 오염되지 않은 깨끗한 증기발생기를 사용하는 정상 운전조건에서는 출구모관에서의 건도가 매우 낮아서 상호 연결배관 없이도 계통은 안정하다.
- 다) 계통의 유동안정성을 위한 상호 연결배관의 기하학적 설계변수는 상승관 높이가 4m, 오리피스  $K$ 값이 40일 때 가장 효율적이다.
- 라) 월성 2, 3, 4호기에서 설계변경된 상호 연결배관의 배치는 계통의 유동안정성 도모를 위한 설

계요건을 만족한다.

이상과 같이 CANDU-6형 상호 연결배관의 기하학적 설계변수들에 대한 여러 가지 사례를 분석하여 계통의 유동안정성에 미치는 영향을 파악하였다. 향후 후속 CANDU-6형 원자로 또는 개량형 대용량 원자로 등의 설계, 건설 시에는 상호 연결배관의 개선에 상기 기초자료들을 활용할 수 있을 것이다.

### 참고 문헌

- (1) Ledinegg, M., 1938, "Instability of Flow during Natural and Forced Circulation," *Waerme*, Vol. 61, pp 891~898.
- (2) Boure, J. A., Bergles, A. E. and Tong, L. S., 1973, "Review of Two-Phase Flow Instability," *Nucl. Eng. Des.*, Vol. 25, pp. 165~192.
- (3) Ishii, M., 1976, "Study of Flow Instabilities in Two-Phase Mixtures," ANL-76-23.
- (4) Delhaye, J. M., Giot, M. and Riethmuller, M. L., 1981, "Thermohydraulics for Industrial Design and Nuclear Engineering," McGraw-Hill Book Co., New York, Chap. 7.
- (5) Hinds, H. W., McMorrان, P. D. and Tseng, C. M., 1982, "Stability Studies of a CANDU Heat Transport Circuit," 10th IMACS World Congress, Montreal Canada, August 8-13, pp. 53~56.
- (6) Khan, A. R., 1984, "Simulation and Damping of Flow Oscillations in Reactor Coolant Systems," presented at Institution of Nuclear Engineers Conf. Simulation for Nuclear Reactor Technology, Cambridge, England, April 9~11.
- (7) Gulshani, P. and Spinks, N. J., 1984, "A CANDU Figure-of-Eight Flow Stability Model," *Nuclear Science and Engineering*, Vol. 88, pp. 412~424.
- (8) Garland, W. J. and Pang S. H., 1986, "CANDU-6 Heat Transport System Flow Stability," *Nuclear Technology*, Vol. 75, pp. 239~260.
- (9) Shin, J. C., Park, J. H., Kim, T. H. and Suk, H. C., 1995, "CANDU-6 Heat Transport System Stability Analysis with CANFLEX Fuel Bundle," *J. of the Korean Nuclear Society*, Vol. 27, pp. 358~373.
- (10) Chang, C. Y. F. and Skears, J., 1977, "SOPHT -A Computer Model for CANDU- PHWR Heat Transfer Networks and Their Control," *Nuclear Technology*, Vol. 35, pp. 591~602.
- (11) Girard, R. and Graham, R. W., 1988, "SOPHT User's Manual (IR-03500-18)"
- (12) Chang, Y. F., 1977, "A Thermal-hydraulic System Simulation Model for the Reactor, Boiler and Heat Transport System(SOPHT)," Ontario Hydro, CNS-37-2.
- (13) Porsching, T. A., Murphy, J. H. and Redfield, J. A., 1971, "Stable Numerical, Integration of Conservation Equations for Hydraulic Networks," *Nuclear Science Engineering*, Vol. 43, pp. 218~225.
- (14) Chang, Y. F., Watson, P. C., Langan, M. D. and Sermer, P., 1985, "Bruce Nuclear Generating Station B Rapid Cooldown Test and Validation of Simulation Model," *Nuclear Technology*, Vol. 70, pp. 364~375.
- (15) Martinelli, R. C. and Nelson, 1948, "Prediction of Pressure Drops during Forced Circulation Boiling of Water," *Trans. ASME*, Vol. 70, pp. 695~702.
- (16) Jens, W. H. and Lottes, P. A., 1951, "Analysis of Heat Transfer, Burnout, Pressure Drop and Density Data for High Pressure Water," ANL-4267.
- (17) Craig, R. R., 1981, "Jr., Structural Dynamics," John Wiley & Sonns, Inc.
- (18) AECL Doc., Analysis Report, Primary Heat Transport System Stability Study, 86-33000-AR-001, Rev. 0
- (19) Choo, C. K., 1984, "Point Lepreau PHTS Stability Commissioning Test Analysis," AECL IR-545.